

JAERI-Tech

JP0550126

2005-019



1 MW陽子ビーム入射時におけるモデレータ
容器内の極低温水素への熱伝達評価

2005年3月

達本 衡輝・加藤 崇・麻生 智一
牛島 勇・長谷川 勝一・大都 起一

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越しください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2005

編集兼発行 日本原子力研究所

1 MW 陽子ビーム入射時におけるモデレータ容器内の極低温水素への熱伝達評価

日本原子力研究所東海研究所大強度陽子加速器施設開発センター
達本 衡輝・加藤 崇・麻生 智一・牛島 勇^{*1}・長谷川 勝一・大都 起一^{*2}

(2005年2月1日受理)

大強度陽子加速器計画の一環として、物質・生命科学実験施設では、核破碎反応によって発生した高速中性子を極低温水素で減速させる水素循環システムの設計・製作を行っている。本実験施設では、核破碎反応で発生した熱中性子の冷中性子への減速材（モデレータ）として極低温水素（温度 20K、圧力 0.5 から 1.5MPa）が採択された。1MW の陽子ビームにより発生した中性子によるモデレータ容器内の核発熱量は 3.75kW と見積もられている。極低温水素循環システムは、極低温水素を強制循環させてモデレータ容器に供給することにより、熱中性子、および、モデレータ容器の冷却を行う。運転圧力、および、流速条件によっては、モデレータ容器内で沸騰を起こす可能性があり、中性子性能、および、モデレータ容器の安全性に影響を与える沸騰を防止する設計とする必要がある。このためには、モデレータ容器内の極低温水素の熱伝達を評価する必要があるが、極低温水素の熱伝達特性は殆ど解明されていなのが現状である。本報告では、極低温水素の浸漬冷却・強制冷却特性を一般に用いられている熱伝達相関式に極低温水素の物性に合わせて評価し、極低温水素循環システムの運転状態の違いによるモデレータ容器の温度特性の検討を行った。

東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根 2-4

※1 業務協力員

※2 外来研究員

Estimation of Heat Transfer in Moderators Filled with Cryogenic Hydrogen
for Proton Beam Power of 1 MW

Hideki TATSUMOTO, Takashi KATO, Tomokazu ASO, Isamu USHIJIMA ^{*1}
Shoichi HASEGAWA and Kiichi OHTSU^{*2}

Center for Proton Accelerator Facilities
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 1, 2005)

As one of the main experimental facilities in J-PARC, an intense spallation neutron source (JSNS) is constructed. In JSNS, cryogenic hydrogen with temperature of 20 K and pressure of 0.5 to 1.5 MPa was selected as the moderator. The total nuclear heating at the moderators is estimated to be 3.7 kW for proton beam power of 1 MW. A cryogenic hydrogen circulation system, which plays a role in cooling spallation neutron and moderators, has been designed. For a certain operation condition, it is possible to occur boiling in the moderators. The boiling phenomenon would have an influence on the neutronic performance and the safety of the moderators. The heat transfer mechanism of cryogenic hydrogen in the moderators needs to be estimated. However, the mechanism has not been clarified until now. In this paper, the heat transfer of cryogenic hydrogen was estimated by using properties of cryogenic hydrogen and the heat transfer correlations used in other fluids, and then the operation condition of the cryogenic hydrogen system has been considered.

Keywords: Heat Transfer, Cryogenic Hydrogen, Supercritical Pressure, Spallation Neutron Source

^{*1} Cooperative Staff

^{*2} Visiting Researcher

目次

| | |
|--------------------------------|---|
| 1.はじめに | 1 |
| 2.評価方法 | 2 |
| 2.1 各モデレータ容器核発熱量、および、表面平均熱流束 | 2 |
| 2.2 浸漬冷却特性（プール熱伝達） | 2 |
| 2.2.1 自然対流熱伝達 | 2 |
| 2.2.2 核沸騰熱伝達 | 3 |
| 2.2.3 膜沸騰熱伝達 | 3 |
| 2.2.4 核沸騰限界熱流束 | 4 |
| 2.3 強制対流熱伝達 | 5 |
| 3.極低温水素の熱伝達予想曲線 | 6 |
| 3.1 大気圧下の熱伝達予想曲線 | 6 |
| 3.2 0.6 MPa の熱伝達予想曲線 | 7 |
| 3.3 超臨界圧水素（1.5MPa）の強制対流熱伝達予想曲線 | 7 |
| 4.まとめ | 8 |
| 参考文献 | 8 |

Contents

| | |
|--|---|
| 1. Introduction | 1 |
| 2. Estimation Method | 2 |
| 2. 1 Nuclear Heating and Averaged Heat Flux in Moderators | 2 |
| 2. 2 Pool Heat Transfer | 2 |
| 2. 2. 1 Natural Convection | 2 |
| 2. 2. 2 Nucleate Boiling | 3 |
| 2. 2. 3 Film Boiling | 3 |
| 2. 2. 4 Critical Heat Flux | 4 |
| 2. 3 Forced Convection Heat Transfer | 5 |
| 3. Predicted Heat Transfer Curve for Cryogenic Hydrogen | 6 |
| 3. 1 Predicted Heat Transfer Curve for Atmospheric Pressure | 6 |
| 3. 2 Predicted Heat Transfer Curve for 0.6 MPa | 7 |
| 3. 3 Predicted Forced Convection Heat Transfer Curve for Supercritical Pressure (1.5 MPa) | 7 |
| 4. Conclusions | 8 |
| References | 8 |

1. はじめに

物質・生命科学実験施設では、核破碎反応によって発生した高速中性子を実験に適した速度まで減速させるため、極低温水素を減速材とした3種類のモデレータを設置する。加速器定格陽子ビーム出力1MW運転時において各モデレータ容器（結合型モデレータ:CM、ポイゾン有り非結合型モデレータ:PM、ポイゾンなし非結合型モデレータ:DM）の最大核発熱量はそれぞれ、 $2.3 \times 10^6 \text{ W/m}^3$ 、 $2.0 \times 10^6 \text{ W/m}^3$ 、 $2.4 \times 10^6 \text{ W/m}^3$ と見積もられている。これらを表面平均熱流束に換算すると、それぞれ $1.4 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ 、 $0.8 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ 、 $0.96 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ となる。Fig.1(a)に、水銀ターゲット、モデレータ容器、および、反射体の配置図を示す。水銀ターゲットに近いモデレータ容器の底面で最も核発熱量は大きくなり、水銀ターゲットから遠ざかるにつれて、核発熱量は減少する。2つの非結合型モデレータ(PM、DM)は、Fig.1(a)に示すように、水銀ターゲットの上側に設置される。この場合、核発熱の最も大きいモデレータ容器底面では、極低温水素への熱伝達方向が鉛直上向きとなり、強制循環冷却が期待できない場合でも、自然対流、および、沸騰熱伝達による除熱が期待できる。しかしながら、円筒型（Φ140mm）の結合型モデレータは水銀ターゲットの下側に設置されており、核発熱の大きいモデレータ容器面、すなわち、伝熱面が鉛直下向きであるため、熱伝達が悪くなり、沸騰によって発生した気泡が、結合型モデレータ内に蓄積される可能性がある。そこで、極低温水素循環システムでは、0.6MPaから1.5MPaの圧力範囲のサブクール液体水素、または、超臨界圧水素を強制循環させて3種類のモデレータ容器に極低温水素を供給することにより、核破碎反応で発生した熱中性子の冷中性子への減速、および、モデレータ容器の核発熱の除熱を行う。モデレータ入口、出口間の温度差を3K以内にするために、極低温水素循環システムの循環流量を162g/sとした。また、CM、DM、および、PMの各モデレータ容器にはそれぞれ、68 g/s、38.2 g/s、39.8 g/sの流量が供給される設計である。上述のように、各モデレータ容器における表面平均熱流束は比較的大きく、運転時の異常な過渡変換において、臨界圧(1.3 MPa)以下のサブクール状態になると、モデレータ容器内で激しい沸騰が起こる可能性があり、中性子性能、および、モデレータ容器の安全性の観点から、沸騰を防止する設計とするために、モデレータ容器内における極低温水素の熱伝達を詳細に検討する必要がある。しかしながら、液体水素、特に、超臨界圧水素の熱伝達特性は、ほとんど解明されていないのが現状である。そこで、本報告では、一般に使用されている熱伝達相関式を用いて、モデレータ容器内の極低温水素の浸漬冷却・強制冷却特性を評価し、本システムの運転状態の違いによるモデレータ容器温度特性を検討を行った。

2. 評価方法

水銀ターゲット近傍のモデレータ容器面で核発熱量は最大となり、水銀ターゲットから遠ざかるにつれて核発熱量は減少する。ここでは、モデレータ容器で発生する発熱量をモデレータ容器の厚さで除した表面熱流束を用いて、大気圧から超臨界圧(1.5MPa)の極低温水素の浸漬冷却、および、強制冷却特性の評価を行った。

2. 1 各モデレータ容器核発熱量、および、表面平均熱流束

Table 1 に各モデレータ容器における核発熱密度、および、表面平均熱流束を示す。結合型モデレータの表面熱流束が最も大きく、強制循環冷却が停止した後の自然対流熱伝達を想定した場合に、伝熱面が鉛直下向きなので熱伝達の条件が厳しい。そこで、本報告では、結合型モデレータに注目し、熱伝達の評価を行った。

2. 2 浸漬冷却特性（プール熱伝達）

水素循環ポンプが異常停止した場合、モデレータ容器内核発熱はプール状態における自然対流、または、沸騰熱伝達によって行われるので、モデレータ容器におけるプール状態の熱伝達についても検討する必要がある。そこで、一般に使用されている熱伝達相關式を用いて、極低温水素の浸漬冷却特性を評価した。

液体の中の発熱体を加熱し、温度を上げると、伝熱面が飽和温度よりある程度高くなるまでは、伝熱面近傍の液体が温められて密度が小さくなり、上方に移動することによる対流（自然対流）によって熱が伝えられる。さらに加熱し、飽和温度より高くなると、沸騰（核沸騰）が開始する。この際、蒸発潜熱を必要とするために熱伝達は、自然対流熱伝達に比べて向上する。ただし、この核沸騰によって取り出せる熱流束には限界があり、この点を核沸騰限界熱流束(Critical Heat Flux)と呼んでいる。その点に到達すると核沸騰は安定性を失い、発熱体は蒸気膜で覆われるため、発熱体温度が急激に上昇し、別の安定な沸騰状態である膜沸騰領域に移行する。このように膜沸騰状態では、伝熱面と液体との間に熱伝達の悪い蒸気膜層が存在するため、核沸騰に比べて熱伝達は悪くなる。以下に本解析で用いた各熱伝達領域における熱伝達相關式を示す。

2. 2. 1 自然対流熱伝達

Sakurai ら[1]は、飽和、および、サブクール液体窒素中の円筒発熱体からの定常・過渡熱伝達を液温、圧力を種々に変化させて系統的に測定しており、液体窒素の自然対流熱伝達は、McAdams[2]

によって導出された相関式で記述できると報告している。自然対流熱伝達率 h_{nc} は次式で表される。

$$h_{nc} = 0.53 \left(\frac{k}{D} \right) (GrPr)^{1/4} \quad (1)$$

ただし、 k は液体の熱伝導率(W/m-K)、 Gr はグラスホフ数(-)、 Pr はプラントル数(-)である。 D は発熱体代表長さ(m)であり、等価水力直径を用いる。

2. 2. 2 核沸騰熱伝達

Kutateladze[3]は、プール核沸騰に関する各種無次元数を導き、そのうちで伝熱面寸法、液体粘性に関するものなどは現象の特性からみて除くべきものとし、かつ、伝熱面の表面状態の評価は困難であるため無視することにして、清浄な伝熱面に関する実験データに基づき、核沸騰熱伝達相関式を導出した。

$$q = 4.87 \times 10^{-11} \left(\frac{Cp_l}{L\rho_v} \right)^{1.5} \left(\frac{k_l \rho_l^{1.282} P^{1.75}}{\sigma^{0.906} \mu^{0.626}} \right) (T_w - T_{sat})^{2.5} \quad (2)$$

q は熱流束(W/m²)、 Cp は定圧比熱(J/kg-K)、 L は蒸発潜熱(J/kg)、 ρ は密度(kg/m³)、 P は圧力(Pa)、 σ は表面張力(N/m)、 μ は粘性係数(Pa-s)である。添え字 v 、 l はそれぞれ気体、液体を意味している。 T_w 、 T_{sat} は伝熱面表面温度、および、飽和温度である。

Eq.(2)より、核沸騰表面熱流束は、圧力の 1.75 乗に比例して大きくなるため、同じ過熱度 ΔT_{sat} ($= T_w - T_{sat}$) の場合、系圧力が高いほど、核沸騰熱伝達は向上することがわかる。

2. 2. 3 膜沸騰熱伝達

Breen と Westwater[4]は、円筒発熱体についての膜沸騰熱伝達相関式をテーラー不安定性に基いて導出しておらず、直徑が数 mm 以上であれば、次式で表されると報告されている。平板発熱体の場合、円筒発熱体の直徑が無限の場合に相当するため、平板発熱体における膜沸騰熱伝達も次式で表される。

$$h_{fb} = 0.37 \left(\frac{g(\rho_l - \rho_v)}{\sigma} \right)^{1/8} \left(\frac{k_v^3 \rho_v (\rho_l - \rho_v) g L'}{\mu (T_w - T_{sat})} \right)^{1/4} \quad (3)$$

ただし、

$$L' = \frac{[L + 0.34Cp_v(T_w - T_{sat})]^2}{L} \quad (4)$$

L は蒸発潜熱(J/kg)、 g は重力加速度(m/s²)である。

2. 2. 4 核沸騰限界熱流束

伝熱面の温度が飽和温度よりわずかに高くなると気泡が発生する。このとき、沸騰を伴わない自然対流状態に比べて熱伝達係数は著しく増加する。核沸騰域において、熱流束が大きくなる(伝熱面温度が上昇する)と伝熱面からの蒸気泡の生成・離脱速度が速くなり、気泡は、連続した蒸気噴流の形で上昇するようになる。それに対して、伝熱面の発泡点には、周囲の液体が供給され、伝熱面近傍では液体と蒸気流との対向流が生じている。この気液界面の相対速度がある値になると流体力学的不安定性により気液界面に振動が発生し、伝熱面への液体の供給が妨げられるので、伝熱面近傍の温度が急激に上昇し、伝熱面が蒸気膜で覆われるようになる。このように核沸騰域から膜沸騰域へ遷移する熱流束を限界熱流束と呼んでいる。Kutateladze[5]はこのような流体力学的不安定性に基づきプール沸騰における核沸騰限界熱流束の理論式を導出した。

$$q_{cr} = 0.16L\rho_v \left(\frac{g\sigma(\rho_L - \rho_v)}{\rho_v^2} \right)^{0.25} \quad (5)$$

q_{cr} は核沸騰限界熱流束(W/m²)、 g は重力加速度(m/s²)、 L は蒸発潜熱(J/kg)、 ρ は密度(kg/m³)、 σ は表面張力(N/m)である。添え字 v 、 l はそれぞれ気体、液体を意味している。

Eq.(5)から、核沸騰限界熱流束 q_{cr} は $g^{0.25}$ に比例しているので、伝熱面を下向きにすると浮力の効果が小さくなるので、限界熱流束は小さくなることが予測される。Lion ら[6]は、飽和液体ヘリウムを用いて核沸騰限界熱流束の方向依存性を測定し、伝熱面が下向きの場合、最も小さくなると報告している。Hata ら[7]は、0.1MPa と 0.13MPa の圧力下でサブクール状態の液体ヘリウムプール中の平板発熱体からの限界熱流束をサブクール度を種々に変化させて求めた。また、伝熱面の法線方向と鉛直方向のなす角度(発熱体支持角度)を 0°(上向き)、90°(垂直平板)、135°、180°(下向き)と変化させ、核沸騰限界熱流束の方向依存性を明らかにした。Fig.2 に液体ヘリウムの核沸騰限界熱流束と液温の関係を示す。発熱体支持角度をパラメータとしている。サブクール度(飽和温度 T_{sat} と液温 T_B との差)を大きくしても、限界熱流束は僅しか増加していない。限界熱流束は、伝熱面の方向に大きく依存しており、上向きの伝熱面の場合が最も高くなっている。発熱体支持角度が大きくなると、限界熱流束は次第に小さくなり、伝熱面が下向きの場合(支持角度 180°)最も小さくなり、上向きの場合に比べて約 1/10 程度まで小さくなっている。また、Hata らは、He I の実験データにもとづいて、サブクール度、および、発熱体支持角度の影響を記述できる核沸騰限界熱流束表示式を導出した。

$$q_{cr,sub} = 0.17L\rho_v \left(\frac{\rho_l}{\rho_l + \rho_v} \right)^{1.5} \left(\frac{g\sigma(\rho_l - \rho_v)}{\rho_v^2} \right)^{0.25} \left(1 + 0.065 \left(\frac{\rho_l}{\rho_v} \right)^{0.8} \frac{Cp_L \Delta T_{sub}}{L} \right)^{0.7} \\ \left(1 + 0.01 \exp \left(2 - \frac{0.33Cp_L \Delta T_{sub}}{L} \right) \theta \right)^{-1} \quad (6)$$

$q_{cr,sub}$ はサブクール状態における核沸騰限界熱流束(W/m^2)、 Cp は定圧比熱($\text{J}/\text{kg}\cdot\text{K}$)、 L は蒸発潜熱(J/kg)、 ρ は密度(kg/m^3)、 σ は表面張力(N/m)、 g は重力加速度(m/s^2)である。添え字 v 、 l はそれぞれ気体、液体を意味している。 θ は発熱体支持角度(rad)であり、 $\Delta T_{sub} = T_w - T_B (\text{K})$ は、サブクール度である。 $(T_w : \text{壁面温度}, T_B : \text{液温})$

Eq.(6)を用いて伝熱面が上向き($\theta = 0$)の場合の液体水素の核沸騰限界熱流束の圧力依存性を求めた。その結果を Fig.3 に示す。 $P/P_c \approx 1/3$ で核沸騰限界熱流束が最大値をとることがわかる。それ以上の圧力を増加させると核沸騰限界熱流束は急激に減少し、臨界圧（水素の臨界圧： 1.3 MPa ）ではゼロとなる。式(2)に示すように、圧力が大きくなると、核沸騰熱伝達は向上するが、それとは反対に、 $P_c/3$ 以上の圧力になると、核沸騰限界熱流束が急激に減少することに注意しなければならない。

2. 3 強制対流熱伝達

発達した乱流状態における強制対流熱伝達は、一般的に以下に示す Dittus-Boelter の式を用いて評価できる。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \quad (7)$$

表面温度 T_w とバルク液温 T_B との差が小さい領域において、強制対流熱伝達は Dittus-Boelter の式で実験結果を的確に予測できるが、温度差が大きい場合や、超臨界圧流体での適用は困難であると報告されている。Giarratano ら[7]は、超臨界圧ヘリウムの強制対流熱伝達の実験結果を予測できるように Dittus-Boelter 式（式(7)）を修正し、次式を導出した。

$$Nu = 0.023 Re^{0.8} Pr^{0.4} \left(\frac{T_w}{T_B} \right)^{-0.716} \quad (8)$$

これらは非沸騰の状態の強制対流熱伝達相関式である。沸騰流では、蒸気含有率に応じて様々な流動様式が存在し、沸騰流の強制対流熱伝達は多くの因子が複雑に関係しているため超臨界圧ヘリウム等の低温流体の沸騰流に対する強制対流沸騰熱伝達相関式は報告されていない。また、強制対流によって核沸騰限界熱流束は、改善されることは数多く報告されているが、低温流体に適用可能な一般的な相関式は殆どない。ここでは、非沸騰領域における強制対流熱伝達を Eq.(8)を

用いて評価した。

3. 極低温水素の熱伝達予想曲線

3. 1 大気圧下の熱伝達予想曲線

Fig.4 に大気圧下、液温 19K のサブクール液体水素の熱伝達予想曲線を示す。自然対流域の熱伝達は、McAdams の相関式(Eq.(1))を用い、核沸騰領域は、Kutateladze の式(Eq. (2))、その核沸騰限界熱流束は Eq. (6)を用いて評価した。膜沸騰領域は、Breen と Westwater の式(Eq. (3))を用いて評価した。非沸騰域における強制対流熱伝達は Girattano らによって修正された Dittus-Boelter の式(Eq. (8))を用いて、流速を 0.5m/s から 2.5m/s まで種々に変化させて求めた。また、飽和温度 T_{sat} 、均質自発核生成温度 T_H 、および、臨界温度 T_c も同図に破線で示している。空間におかれた液体を一様に過熱する場合、過熱度が増加するにつれて蒸発するに十分な高エネルギー分子が一ヵ所に集まる確率が増加する。ある過熱度になると、これらの分子が多数集まって一塊となり、非常に小さな蒸気泡が発生する。この気泡発生機構のことを均質自発核生成といい、発泡開始温度を均質自発核生成温度といい、過熱限界の一つの指標として取り扱われている。沸騰は、飽和温度と均質自発核生成温度の間で開始し、沸騰開始温度は伝熱面の表面状態に依存している。表面状態が粗いと、非常に低い過熱度で沸騰が開始する。表面粗さが小さくなると沸騰開始温度は高くなるが、均質自発核生成温度以上になることはない。プール沸騰熱伝達の場合、非常に熱流束が低いと、沸騰は起こらず、熱伝達は、自然対流によって支配されている。伝熱面温度が飽和温度より 0.55 K 高くなると、核沸騰が開始していることがわかる。このときの沸騰開始熱流束は、 $4.0 \times 10^2 \text{ W/m}^2$ と非常に小さい。核沸騰領域では、過熱度のわずかな増加により、熱流束は急激に増加している。限界熱流束の $9.4 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ 以上の熱流束では、核沸騰は安定性を失い、発熱体は蒸気膜で覆われ、膜沸騰領域に移行する。この時、発熱体温度は、急激に上昇し、表面温度は約 300 K まで上昇している。膜沸騰域の熱伝達は非常に悪く、 $2.0 \times 10^5 \text{ W/m}^2$ では、表面温度は 500 K まで上昇することがわかる。定常運転時における結合型モデレータ容器壁の最大表面熱流束は、 $1.4 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ であるので、大気圧のサブクール液体水素を用いて極低温水素循環システムを運転すると、モデレータ容器内では、核沸騰が起こっていると予測される。一方、結合型モデレータ容器底面において伝熱面は下向きとなっているため、伝熱面が下向きの場合、2.2.4 で述べたように、核沸騰限界熱流束は、プール状態の場合、約 1 枝小さくなり、 $0.98 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ まで低下すると予想され、結合型モデレータ容器では、常に膜沸騰状態となり、モデレータ容器壁温は、約 90 K まで上昇すると思われる。液体水素を強制循環させると、強制対流によって核沸騰限界熱流束は、核沸騰熱伝達曲線 (Eq.(2)) の外挿上に沿って増加し、かつ、方向依存性もなくなるので、熱伝達の改善が期待できる。強制対流の場合、Eq. (2)から予測される曲線と Eq. (8)から予測される曲線の交点で沸騰は開始すると予測される。この沸騰開始点での熱流束は、流速に依存して増加している。大気圧のサブクール液体水素の場合、流速を 3.0 m/s にしても、結合型モデレータ容器壁の表面熱流束($1.4 \times 10^4 \text{ W/m}^2$)は、沸騰開始点 ($0.5 \times 10^4 \text{ W/m}^2$) に比べてかなり大きく、結合型

モデレータ容器内では常に沸騰状態となっていることがわかる。すなわち、大気圧の液体水素循環では、安定な冷却が得られないことがわかる。

3. 2 0.6MPa の熱伝達予想曲線

0.6MPa のサブクール液体水素の熱伝達予想曲線を Fig.5 示す。圧力が大きくなると、サブクール度が大きくなるため、沸騰開始点における熱流束は $0.35 \times 10^4 \text{ W/m}^2$ となり、大気圧の場合に比べて約 1 衍大きくなっている。この熱流束までは、プール状態の場合においても、自然対流による熱除去が期待できる。Fig.5 に示すように、0.6MPa の核沸騰限界熱流束 ($1.1 \times 10^5 \text{ W/m}^2$) も大気圧の場合に比べて僅かに大きくなっている。Fig.5 から、結合型モデレータ容器の熱流束では、強制的に液体を流さなければ、十分に発達した核沸騰状態となっていることがわかる。また、伝熱面が下向きのところでは、膜沸騰状態となり、表面温度が 85 K 程度まで上昇している。強制的に 0.6 MPa のサブクール液体水素を流した場合、熱伝達は向上し、流速が 2.0 m/s 以上であれば、沸騰は起こらないものと考えられる。しかし、モデレータ容器面近傍の流速は、流動解析により現在想定している水素流量条件では、約 1.7 m/s 以上であるため、0.6MPa のサブクール液体水素での極低温水素循環システムの運転は、モデレータ容器内で核沸騰を生じる限界状態にあり、中性子性能やモデレータ容器保護の観点から、0.6MPa 以上の圧力のサブクール液体水素による運転が必要であると考えられる。

3. 3 超臨界圧水素 (1.5MPa) の強制対流熱伝達予想曲線

超臨界圧水素は、核沸騰限界熱流束という限界が存在しない。そのため、サブクール液体水素に見たような核沸騰熱伝達による大きな除熱は期待できないが、沸騰による気泡の発生がないため、伝熱面が下向きになっている結合型モデレータには有効である。1.5MPa に加圧された超臨界圧水素の強制対流熱伝達予想曲線を Fig.6 示す。超臨界圧流体では、沸騰現象が起こらないために、単相流として取り扱うことができ、ここでは、上述の修正した Dittus-Boelter の式で強制対流熱伝達を評価した。1.5MPa、19 K の超臨界圧水素を流した場合の結合型モデレータ容器内における流速分布[9]を Fig.7 に示す。この解析結果から、結合型モデレータ容器壁面近傍では、1.7 m/s 以上の流速が確保できると考えられる。Fig.6 の熱伝達曲線から、2.0 m/s の場合、モデレータ容器壁温は、約 29 Kまで上昇することがわかる。超臨界圧水素では、サブクール液体水素のような沸騰による高密度除熱は期待できないので、モデレータ容器壁温が多少上昇するが、沸騰による気泡が発生しないため、結合型モデレータ内の気泡発生に伴うガス溜まりの危険性、および、中性子性能の劣化という問題は起こらない。よって、極低温水素循環システムは、臨界圧以上に加圧した超臨界圧水素を用いて運転することが望ましいと考えられる。

4. まとめ

モデレータ容器内の極低温水素の熱伝達を評価することにより、極低温水素循環システムの運転状態の違いによるモデレータ容器の温度特性の検討を行った。極低温水素の熱伝達は、一般に用いられている熱伝達表示式に極低温水素の物性に合わせて評価した。その結果、以下のことを明らかにした。

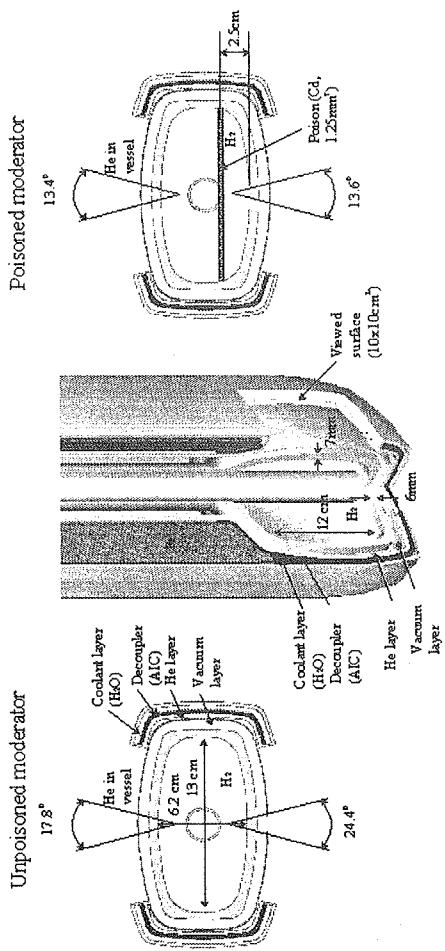
- (1) 1MW の陽子ビーム出力時において、サブクール液体水素を用いて極低温水素循環システムを運転すると、結合型モデレータ容器内で核沸騰が発生しやすく、中性子性能や液体水素の強制循環に影響を及ぼす。
- (2) 超臨界圧水素(1.5MPa)を用いると、モデレータ容器壁温は 29 K 程度まで上昇するが、超臨界圧状態では、沸騰は起こらないので、中性子性能や極低温水素の強制循環に対して問題なく、極低温水素循環システムは、超臨界圧水素を用いて運転することが望ましい。

参考文献

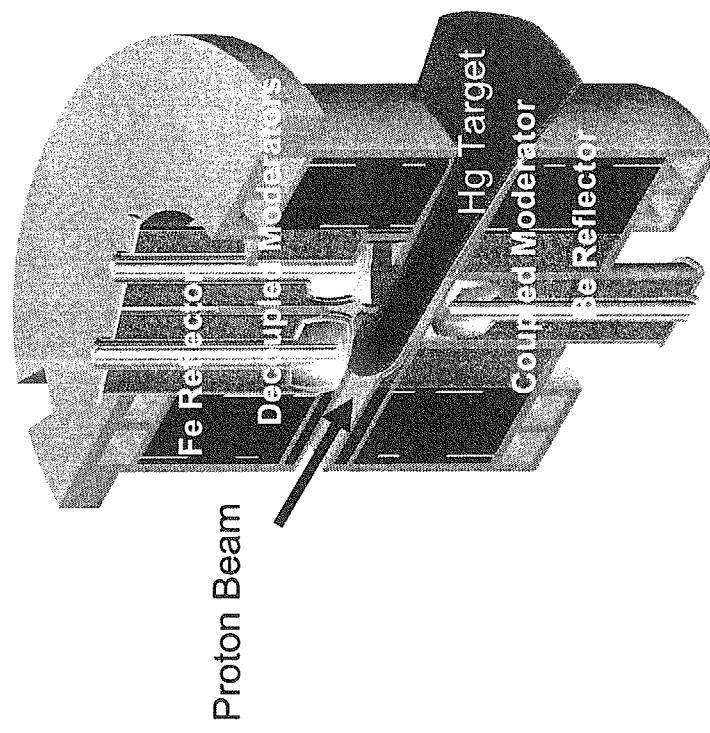
- [1] Sakurai A., Shiotsu M., Hata H.: Cryogenics, 32, 421 (1992)
- [2] McAdams W.H.: "Heat transmission", McGraw-Hill Book Co., New York (1954)
- [3] Kutateladze S.S.: "Heat transfer in condensation and boiling", U.S. AEC Tech. Info. Service, New York, 3770 (1952)
- [4] Breen B.P. and Wsetwater J.W.: Chem. Eng. Prog., 58, 67(1962)
- [5] Kutateladze S.S.: Zh.Tekh.Fiz. 20, 1389 (1950)
- [6] Lyon D.N.: Advances in Cryogenic Engineering 10, 371 (1965)
- [7] Hata K., Tatsumoto H., Shirai Y. and Shiotsu M.: Advances in Cryogenic Engineering 47, 1460 (2002)
- [8] Girratano P.J., Arp V.D. and V.Smith R.: Cryogenics 11, 385 (1971)
- [9] Aso T., Sato H., Kaminaga M., Hino R. and Monde M.: "16th Meeting of the International Collaboration on Advanced Neutron Source (ICANS-XVI)", 935 (2003)

Table 1 Nuclear heat density and heat flux for each moderator

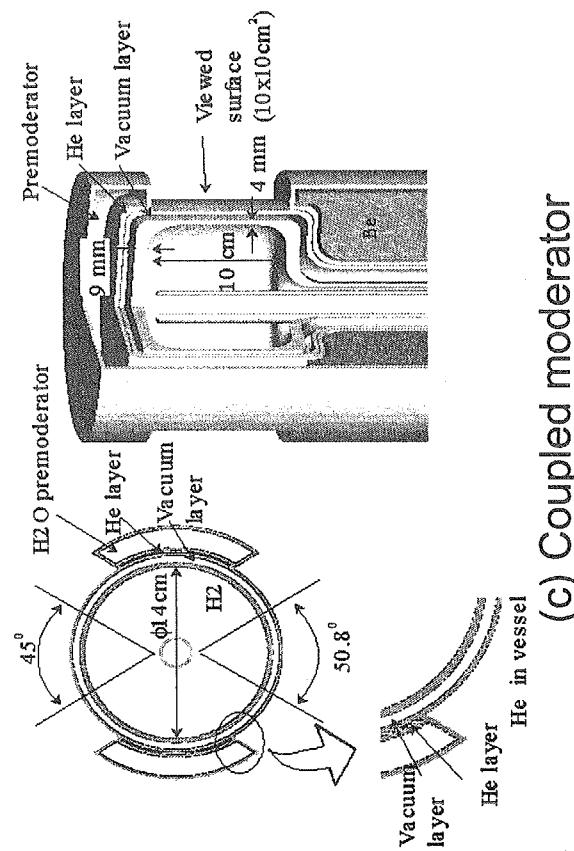
| | 厚み (cm) | 核発熱密度 (W/cm ³) | 平均熱流束 (W/cm ²) |
|---------------|---------|----------------------------|----------------------------|
| 結合型モデレータ(CM) | 0.6 | 2.3 | 1.4 |
| 非結合型モデレータ(PM) | 0.4 | 2.0 | 0.8 |
| 非結合型モデレータ(DM) | 0.4 | 2.4 | 0.96 |



(b) Decoupled moderators (DM,PM)



(a) Target Moderator Reflector Assembly



(c) Coupled moderator

Fig.1 Schematic of moderators

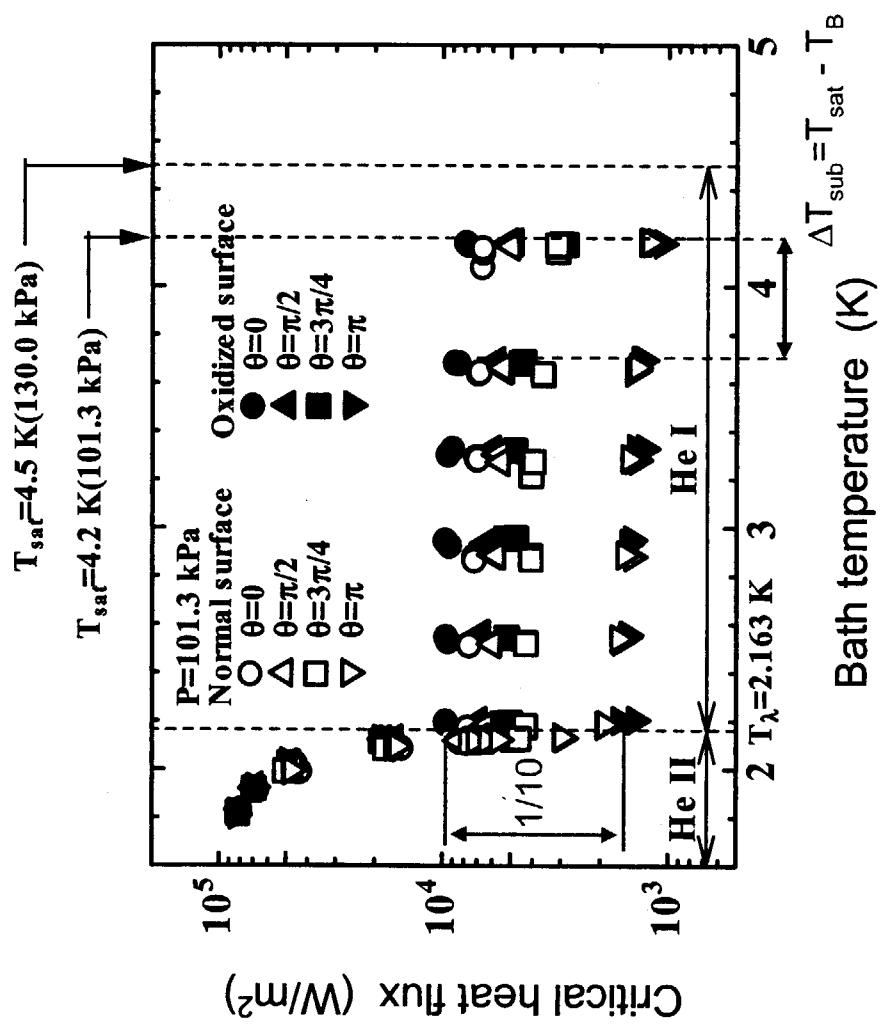


Fig.2 Orientation dependence of critical heat flux for He I (Hata et. al.[7])

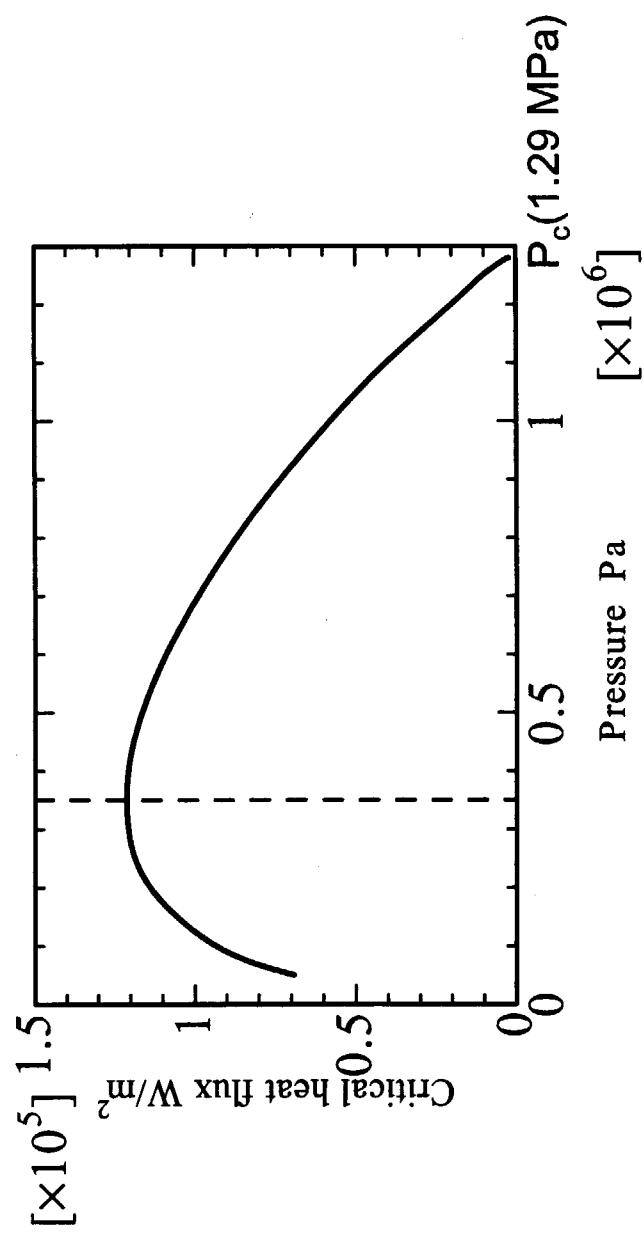


Fig.3 Pressure dependence of critical heat flux for liquid hydrogen

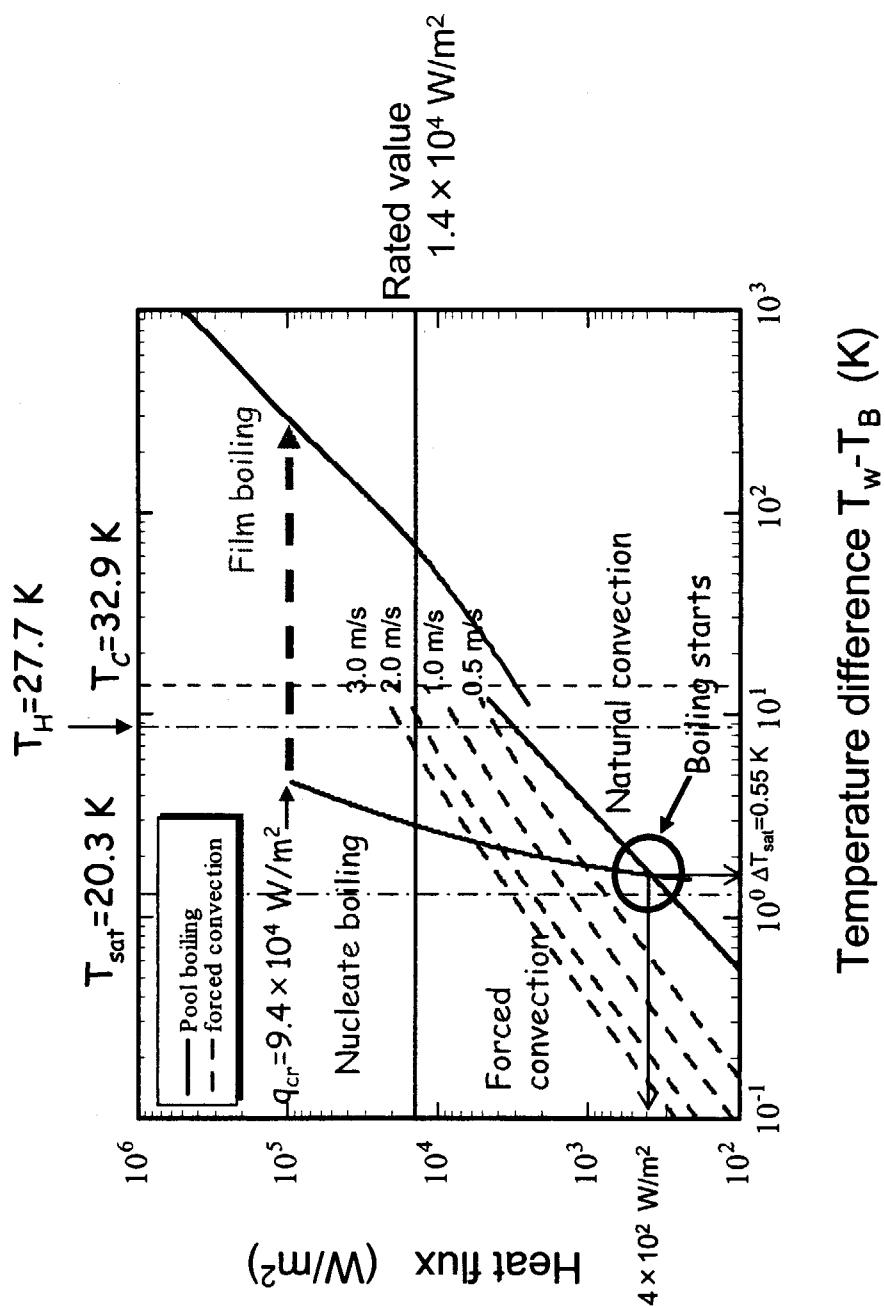


Fig.4 Predicted heat transfer curve for subcooled liquid hydrogen (0.1 MPa, 19 K)

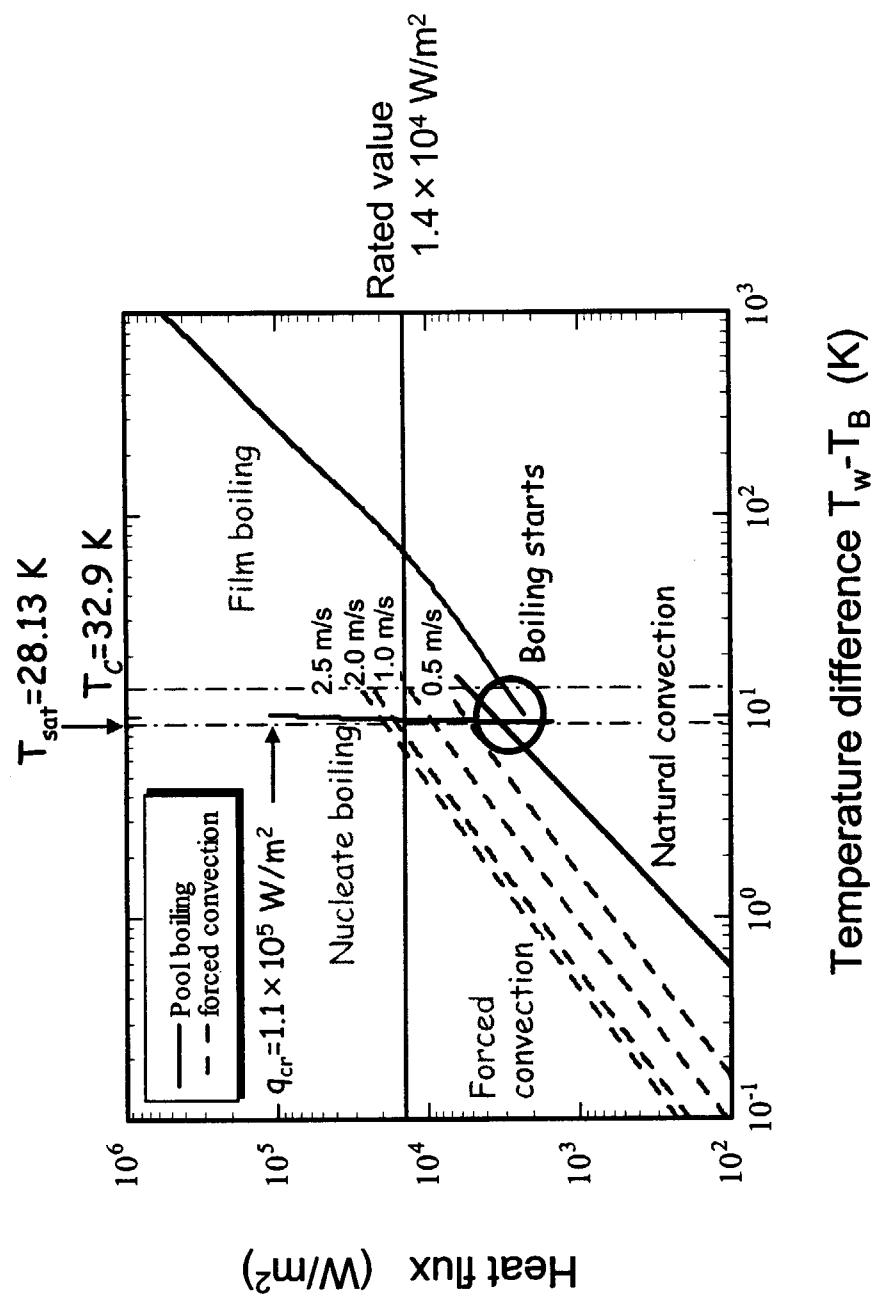


Fig.5 Predicted heat transfer curve for subcooled liquid hydrogen (0.6 MPa, 19 K)

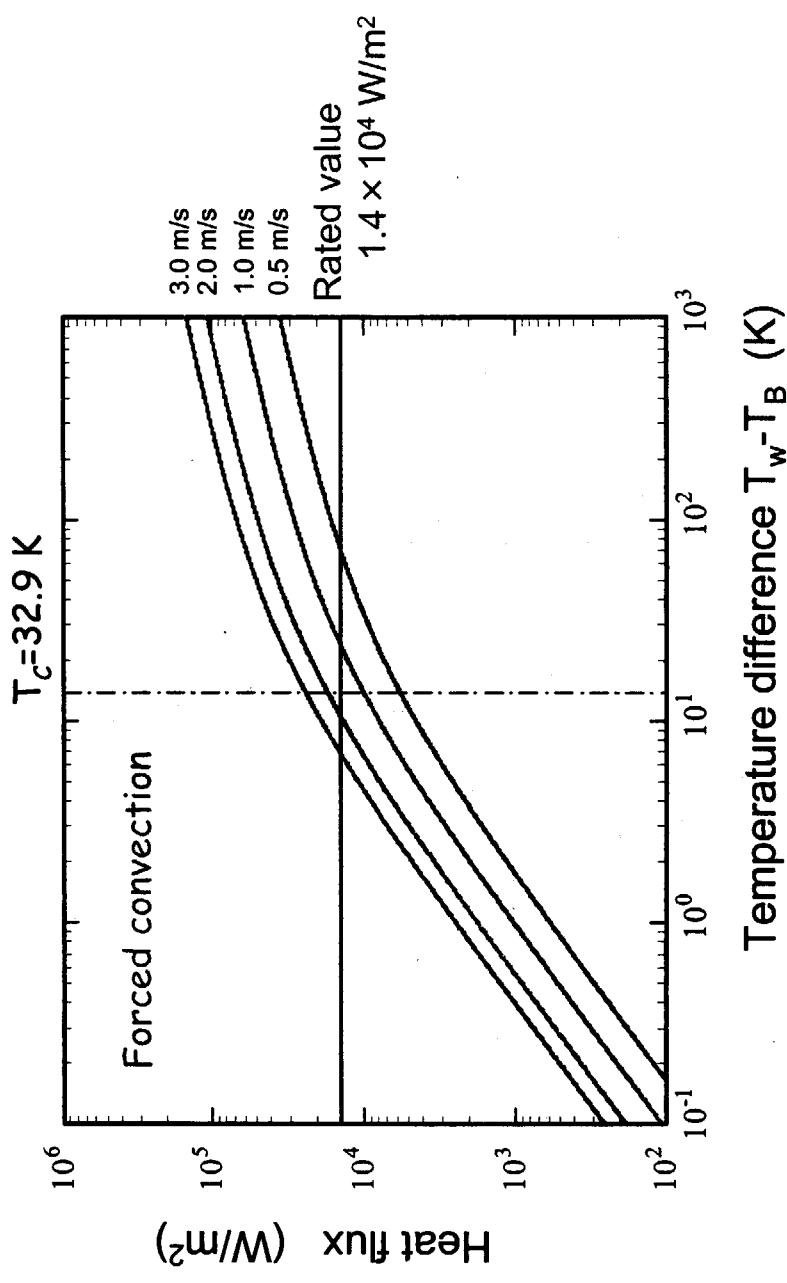


Fig.6 Predicted heat transfer curve for hydrogen at supercritical pressure (1.5 MPa, 19 K)

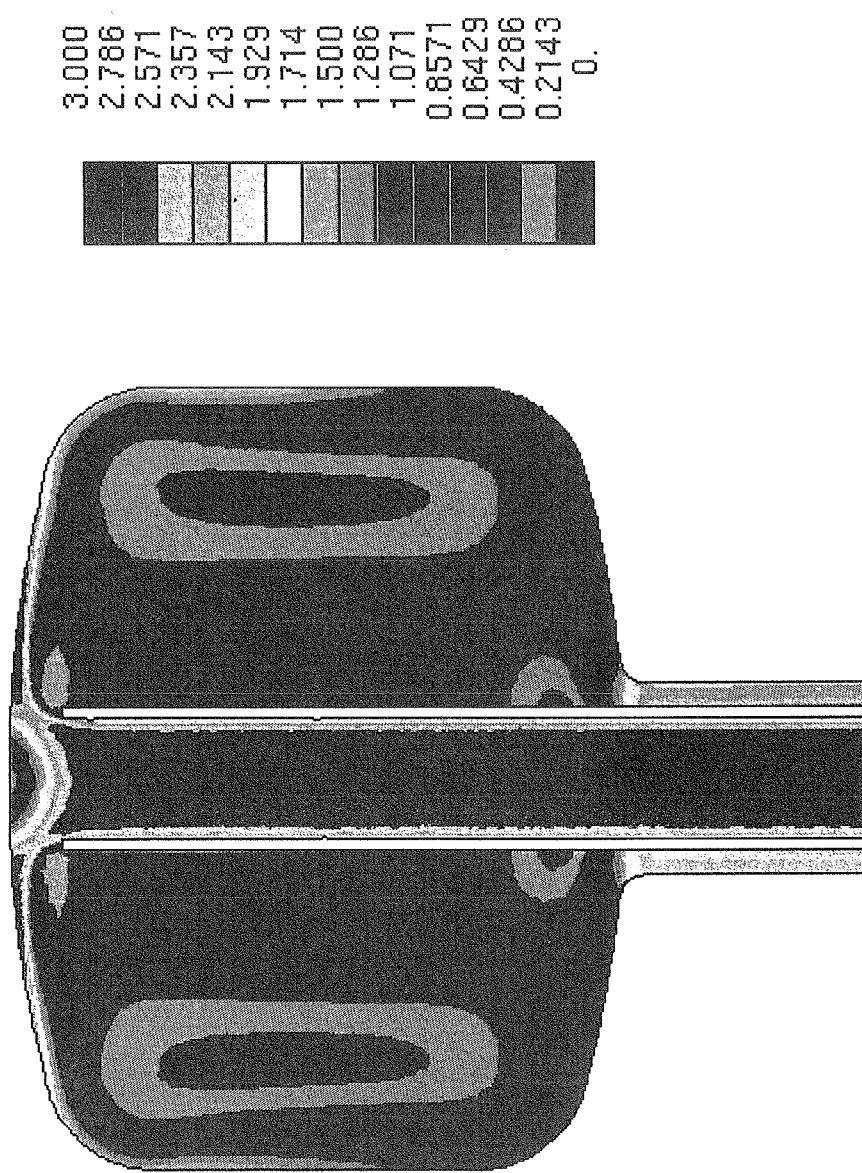


Fig.7 Velocity distribution in coupled moderator [9]

国際単位系(SI)と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

| 量 | 名称 | 記号 |
|-------|--------|-----|
| 長さ | メートル | m |
| 質量 | キログラム | kg |
| 時間 | 秒 | s |
| 電流 | アンペア | A |
| 熱力学温度 | ケルビン | K |
| 物質量 | モル | mol |
| 光度 | カンデラ | cd |
| 平面角 | ラジアン | rad |
| 立体角 | ステラジアン | sr |

表3 固有の名称をもつSI組立単位

| 量 | 名称 | 記号 | 他のSI単位による表現 |
|-------------|--------|----|---------------------|
| 周波数 | ヘルツ | Hz | s ⁻¹ |
| 力 | ニュートン | N | m·kg/s ² |
| 圧力、応力 | パスカル | Pa | N/m ² |
| エネルギー、仕事、熱量 | ジュール | J | N·m |
| 功率、放射束 | ワット | W | J/s |
| 電気量、電荷 | クーロン | C | A·s |
| 電位、電圧、起電力 | ボルト | V | W/A |
| 静電容量 | ファラード | F | C/V |
| 電気抵抗 | オーム | Ω | V/A |
| コンダクタンス | ジーメンス | S | A/V |
| 磁束 | ウェーバ | Wb | V·s |
| 磁束密度 | テスラ | T | Wb/m ² |
| インダクタンス | ヘンリイ | H | Wb/A |
| セルシウス温度 | セルシウス度 | °C | |
| 光束度 | ルーメン | lm | cd·sr |
| 照度 | ルクス | lx | lm/m ² |
| 放射能 | ベクレル | Bq | s ⁻¹ |
| 吸収線量 | グレイ | Gy | J/kg |
| 線量等量 | シーベルト | Sv | J/kg |

表2 SIと併用される単位

| 名称 | 記号 |
|--------|-----------|
| 分、時、日 | min, h, d |
| 度、分、秒 | °, ', " |
| リットル | L, l |
| トントン | t |
| 電子ボルト | eV |
| 原子質量単位 | u |

$$1 \text{ eV} = 1.60218 \times 10^{-19} \text{ J}$$

$$1 \text{ u} = 1.66054 \times 10^{-27} \text{ kg}$$

表5 SI接頭語

| 倍数 | 接頭語 | 記号 |
|-------------------|------|----|
| 10 ¹⁸ | エクサ | E |
| 10 ¹⁵ | ペタ | P |
| 10 ¹² | テラ | T |
| 10 ⁹ | ギガ | G |
| 10 ⁶ | メガ | M |
| 10 ³ | キロ | k |
| 10 ² | ヘクト | h |
| 10 ¹ | デカ | da |
| 10 ⁻¹ | デシ | d |
| 10 ⁻² | センチ | c |
| 10 ⁻³ | ミリ | m |
| 10 ⁻⁶ | マイクロ | μ |
| 10 ⁻⁹ | ナノ | n |
| 10 ⁻¹² | ピコ | p |
| 10 ⁻¹⁵ | フェムト | f |
| 10 ⁻¹⁸ | アト | a |

(注)

- 表1～5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクタールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC開発理事会指令ではbar、barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れている。

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

| 名称 | 記号 |
|----------|-----|
| オングストローム | Å |
| バーン | b |
| バール | bar |
| ガル | Gal |
| キュリ | Ci |
| レントゲン | R |
| ラド | rad |
| レム | rem |

$$1 \text{ Å} = 0.1 \text{ nm} = 10^{-10} \text{ m}$$

$$1 \text{ b} = 100 \text{ fm}^2 = 10^{-28} \text{ m}^2$$

$$1 \text{ bar} = 0.1 \text{ MPa} = 10^5 \text{ Pa}$$

$$1 \text{ Gal} = 1 \text{ cm/s}^2 = 10^{-2} \text{ m/s}^2$$

$$1 \text{ Ci} = 3.7 \times 10^{10} \text{ Bq}$$

$$1 \text{ R} = 2.58 \times 10^{-4} \text{ C/kg}$$

$$1 \text{ rad} = 1 \text{ cGy} = 10^{-2} \text{ Gy}$$

$$1 \text{ rem} = 1 \text{ cSv} = 10^{-2} \text{ Sv}$$

換算表

| 力 | N(=10 ⁵ dyn) | kgf | lbf | 力 | MPa(=10bar) | kgf/cm ² | atm | mmHg(Torr) | lbf/in ² (psi) |
|-----|-----------------------------|---|----------|---|----------------------------|----------------------------|----------------------------|---------------------------|----------------------------|
| | 1 | 0.101972 | 0.224809 | | 1 | 10.1972 | 9.86923 | 7.50062 × 10 ³ | 145.038 |
| | 9.80665 | 1 | 2.20462 | 力 | 0.0980665 | 1 | 0.967841 | 735.559 | 14.2233 |
| | 4.44822 | 0.453592 | 1 | | 0.101325 | 1.03323 | 1 | 760 | 14.6959 |
| 粘度 | 1 Pa·s(N·s/m ²) | 10 P(ボアズ)(g/(cm·s)) | | | 1.33322 × 10 ⁻¹ | 1.35951 × 10 ⁻³ | 1.31579 × 10 ⁻³ | 1 | 1.93368 × 10 ⁻² |
| 動粘度 | 1 m ² /s | = 10 ⁴ St(ストークス)(cm ² /s) | | | 6.89476 × 10 ⁻³ | 7.03070 × 10 ⁻² | 6.80460 × 10 ⁻² | 51.7149 | 1 |

| エネルギー・仕事・熱量 | J(=10 ⁷ erg) | kgf·m | | kW·h | | cal(計量法) | Btu | ft·lbf | eV | 1 cal = 4.18605 J (計量法) | | |
|-------------|-----------------------------|----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|-----------------------------|----------------------------|--------|----|-------------------------|-------------------|--------------------|
| | | 1 | 0.101972 | 2.77778 × 10 ⁻⁷ | 0.238889 | | | | | = 4.184 J (熱化学) | = 4.1855 J (15°C) | = 4.1868 J (国際蒸気表) |
| | 9.80665 | 1 | 2.72407 × 10 ⁻⁶ | 2.34270 | 9.29487 × 10 ⁻³ | 7.23301 | | | | | | |
| | 3.6 × 10 ⁶ | 3.67098 × 10 ⁵ | 1 | 8.59999 × 10 ⁵ | 3412.13 | 2.65522 × 10 ⁶ | 2.24694 × 10 ²⁵ | | | | | |
| | 4.18605 | 0.426858 | 1.16279 × 10 ⁻⁶ | 1 | 3.96759 × 10 ⁻³ | 3.08747 | 2.61272 × 10 ¹⁹ | | | | | |
| | 1055.06 | 107.586 | 2.93072 × 10 ⁻⁴ | 252.042 | 1 | 778.172 | 6.58515 × 10 ²¹ | | | | | |
| | 1.35582 | 0.138255 | 3.76616 × 10 ⁻⁷ | 0.323890 | 1.28506 × 10 ⁻³ | 1 | 8.46233 × 10 ¹⁸ | | | | | |
| | 1.60218 × 10 ⁻¹⁹ | 1.63377 × 10 ²⁰ | 4.45050 × 10 ⁻²⁶ | 3.82743 × 10 ⁻²⁰ | 1.51857 × 10 ⁻²² | 1.18171 × 10 ⁻¹⁹ | 1 | | | | | |

| 放射能 | Bq | | Ci | | 吸収線量 | Gy | | rad | | 照射線量 | C/kg | | R | 線量当量 | Sv | | rem | |
|-----|------------------------|-----------------------------|----|-----|------|----|------|-----|---|------|-------------------------|-----|---|------|----|---|-----|---|
| | 1 | 2.70270 × 10 ⁻¹¹ | 1 | 100 | | 1 | 0.01 | 1 | 1 | | 1 | 100 | 1 | | 1 | 1 | 1 | 1 |
| | 3.7 × 10 ¹⁰ | 1 | | | | | | | | | 2.58 × 10 ⁻⁴ | 1 | | | | | | |

(86年12月26日現在)

1 MW陽子ビーム入射時におけるモデレータ容器内の極低温水素への熱伝達評価



古紙配合率100%再生紙を使用しています